

## Расчетно-экспериментальная оценка прочности металлокомпозитного бака высокого давления

Е. В. Амелина<sup>1</sup>, А. Е. Буров<sup>1</sup>, С. К. Голушко<sup>1,2</sup>, А. М. Лепихин<sup>1,\*</sup>,  
В. В. Москвичев<sup>1,3</sup>, А. В. Юрченко<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Институт вычислительных технологий СО РАН, Новосибирск, Россия

<sup>2</sup>Новосибирский государственный университет, Россия

<sup>3</sup>Сибирский федеральный университет, Красноярск, Россия

\*Контактный e-mail: aml@ict.nsc.ru

В работе рассмотрены три возможные постановки задачи моделирования напряженно-деформированного состояния металлокомпозитного бака высокого давления: от наиболее простой, позволяющей получить аналитические решения, до комплексной пространственной конечно-элементной модели, учитывающей процессы накопления повреждений и деградацию механических свойств материала. Выполнены численные исследования особенностей деформирования МКБВД.

Приведены результаты экспериментальных исследований прочности МКБВД в специальном взрывозащищенном боксе путем нагружения внутренним пневматическим давлением. Экспериментально выявлены механизмы деформирования и разрушения компонентов бака. Получено хорошее согласие результатов численного моделирования и экспериментов.

*Ключевые слова:* металлокомпозитный бак высокого давления, композитная оболочка, титановый лайнер, теории оболочек, пространственная конечно-элементная модель, эксперимент, механизмы деформирования и разрушения.

### Введение

Развитие космических технологий и совершенствование космической техники невозможно представить без создания новых конструкционных материалов и разработки новых инженерных решений. Особое внимание уделяется применению в конструкциях космических аппаратов полимерных композиционных материалов (ПКМ), обладающих высокой удельной прочностью и жесткостью. Такие материалы используются при изготовлении конструкций силового каркаса, солнечных батарей, рефлекторов, а также баков двигательных установок космических аппаратов.

Для расширения возможностей космических аппаратов тяжелого класса в АО «ИСС им. акад. М.Ф. Решетнева» совместно с АО «ЦНИИСМ» разрабатываются конструкции металлокомпозитных баков высокого давления (МКБВД) для электрореактивных апогейных двигателей. Такие баки предназначены для хранения необходимого количества рабочего тела двигателей, в качестве которого используется инертный газ ксенон. Баки малой емкости продолжительное время используются в космических аппаратах. Так, в США выполнен ряд экспериментальных и теоретических исследований прочности

и долговечности МКБВД [1, 2], которые позволили NASA создать серию баков, нашедших применение в многоразовых космических кораблях и космических спутниковых системах [3]. Однако вопрос о границах применимости МКБВД в космической технике и создании конструкций, гарантирующих надежность их эксплуатации при соблюдении прочих требований и ограничений, остается открытым. В частности, именно проблемы с такими баками рассматривались в качестве вероятных причин неудачных запусков первых версий ракеты Falcon 9 компании SpaceX [4].

Российская ракетно-космическая отрасль нуждается в эффективных баках высокого давления большой емкости, измеряемой сотнями литров. Они должны иметь высокие показатели прочности, ресурса и надежности. Например, по техническим условиям для бака с запасом ксенона 300 кг давление разрушения должно быть не менее  $13.5 \pm 0.5$  МПа, а для бака с запасом ксенона 500 кг —  $18.9 \pm 0.5$  МПа. Срок активного существования должен быть не менее 15–25 лет (более 15 000 ч) при вероятности безотказной работы в течение всего срока не ниже 0.999. Для обеспечения указанных требований необходимо решить нетривиальные технические задачи обоснованного выбора формы бака, конструкционных материалов и их структурных параметров, методов конструктивно-технологического исполнения и контроля качества [5–7] и др.

В настоящей работе рассматриваются вопросы, связанные с экспериментальной и расчетной оценкой прочности МКБВД для решения задач проектирования конструкций с использованием широких возможностей по управлению характеристиками баков, возникающих вследствие применения полимерных композиционных материалов.

## 1. Постановка задачи и методы исследования

Базовая конструкция МКБВД представляет собой осесимметричную, близкую по форме к эллипсоидной, оболочку вращения, состоящую из металлического сосуда (лейнера) и композитной силовой оболочки (рис. 1). Металлический лейнер обеспечивает герметичность МКБВД, а композитная оболочка — его прочность и жесткость. Лейнер представляет собой тонкостенную сварную емкость из титанового сплава, состоящую из двух днищ переменной толщины, фланцев и подкладного кольца. Днища изготавливаются методом раскатки из листа ВТ1-0 1.5 по ГОСТ 22178–76. Фланцы выполняются сборно-сварными, биметаллическими, из титана ВТ1-0 и стали 12Х18Н10Т. Композит-

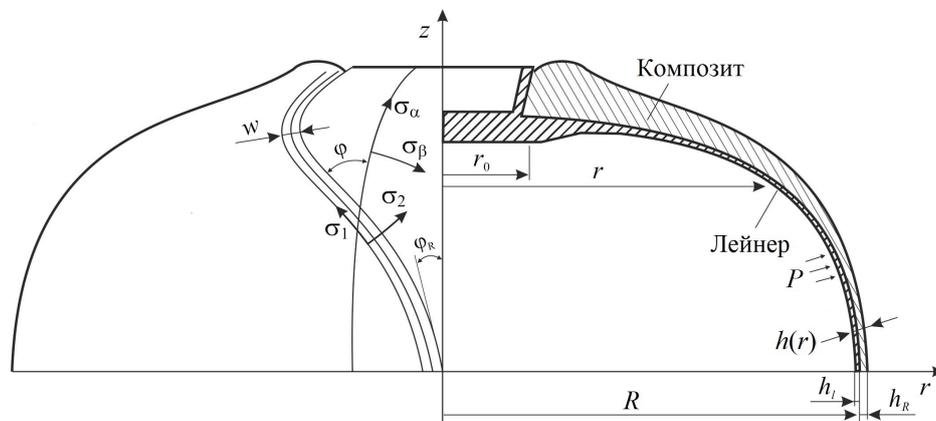


Рис. 1. Конструктивная схема металлокомпозитного бака

ная силовая оболочка изготавливается спирально-кольцевым методом непрерывной намотки на лейнер пакетов углеродных лент в несколько слоев. Материал наполнителя — IMS 60 и T1000, в качестве связующего используется эпоксидная смола ЭД-И или ЭДУ.

Для изучения механизмов достижения предельных состояний, определяющих прочность и надежность баков, необходимо выполнить численные исследования особенностей их деформирования и провести пневматические испытания баков с визуальным, измерительным и акустико-эмиссионным контролем их состояния, вплоть до момента разрушения.

Предложенная АО «ЦНИИСМ» модель конструкции бака (концепция 1) основана на использовании следующих положений [5]: композитный материал является моноотропным (несущая способность однонаправленного слоя при растяжении поперек волокон не учитывается); внутреннее давление воспринимается только композитным слоем (несущая способность лейнера не учитывается); изгибные моменты достаточно малы для того, чтобы ими можно было пренебречь. Таким образом, бак рассматривается в рамках безмоментной теории оболочек [8] как однослойная композитная конструкция с использованием нитяной структурной модели для описания композиционного материала [9]. Такой подход позволяет получить аналитическое решение задачи определения формы бака заданного внутреннего объема с заданной несущей способностью [5].

Концепция 2 предполагает построение модели на основе теории оболочек в более общей постановке, учитывающей наличие изгибающих моментов, перерезывающих сил и поперечных сдвигов, несущую способность композиционного материала в направлении, поперечном к направлению армирования. В рамках этой концепции модель МКБВД строится на основе теории оболочек Тимошенко [10] либо теории Андреева—Немировского [11] в сочетании со структурными моделями армированного слоя с одномерными [12] или двумерными [13] волокнами. В этом случае математические соотношения модели бака не позволяют получать решения в аналитическом виде, а для расчета поведения бака требуются специальные численные методы и алгоритмы [14, 15]. Однако их использование позволяет решать возникающие краевые задачи достаточно быстро для того, чтобы применять для решения задач проектирования методы численной оптимизации. Структурные модели ПКМ позволяют восстанавливать напряжения и деформации в матрице и наполнителе композита и применять структурные критерии прочности для оценки несущей способности конструкции, что дает этой концепции дополнительные преимущества при решении обратных и оптимизационных задач.

Концепция 3 основывается на использовании конечно-элементных моделей. Метод конечных элементов (МКЭ) широко используется для решения нелинейных задач механики деформируемого твердого тела [16]. Такие популярные комплексы конечно-элементного анализа, как ANSYS<sup>TM</sup>, ABAQUS<sup>TM</sup>, NASTRAN<sup>TM</sup>, COMSOL<sup>TM</sup>, обладая большим набором моделей неупругого поведения материалов, не имеют инструментов и средств в объеме, достаточном для адекватного моделирования процессов деформирования и разрушения МКБВД. Имеющиеся ограничения можно преодолеть лишь путем создания и интеграции пользовательских процедур, реализующих необходимые математические модели.

В большинстве случаев моделирование композитных баков на основе МКЭ выполняется с использованием осесимметричных конечных элементов или элементов слоистой оболочки [17]. Такие модели, имея преимущество перед трехмерными моделями за счет снижения размерности задачи и, как следствие, вычислительной трудоемкости ее решения, тем не менее не могут в полной мере отразить геометрические и деформационные

особенности элементов МКБВД и характер их взаимодействия. Так, например, использование оболочечных элементов не позволяет детально представить геометрию фланца и другие конструктивные особенности лейнера в области полюсного отверстия.

Особый научный и практический интерес представляет проблема моделирования процесса разрушения композита и конструкции в целом. Для ее исследования разработана вычислительная модель, основанная на представлениях континуальной механики поврежденности [18, 19], связывающей процессы накопления повреждений и деградацию механических свойств материала с изменением напряженно-деформированного состояния (НДС).

Таким образом, в рамках концепции 3 моделирование процессов деформирования и разрушения МКБВД заключается в численной реализации взаимосвязанных моделей, позволяющих определить: а) факт перехода композита от неповрежденного состояния к поврежденному в зависимости от типа разрушения (инициацию разрушения); б) зоны накопления повреждений; в) зависимость изменения характеристик упругих свойств материала от уровня поврежденности. Алгоритм решения задачи включает:

1. Построение конечно-элементной модели конструкции МКБВД, задание характеристик механических и прочностных свойств материалов, граничных условий, включая начальное внутреннее давление.
2. Решение задачи МКЭ, определение величин, характеризующих НДС элементов.
3. Проверку выполнения критериев прочности и идентификацию моды разрушения.
4. Определение параметров поврежденности с пересчетом значений характеристик упругих свойств и переходом на шаг 2. Вычисления повторяются до тех пор, пока на текущем шаге нагружения не будет зафиксировано отсутствие новых разрушенных элементов.
5. Приращение нагрузки, если конструкция сохраняет несущую способность.

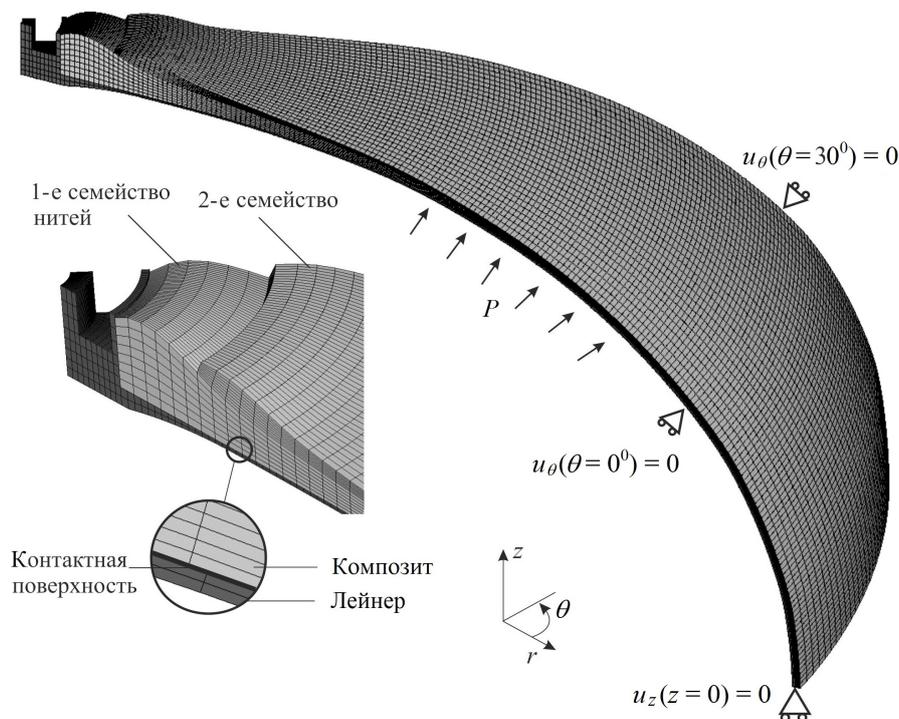


Рис. 2. Конечно-элементная модель конструкции МКБВД

Конечно-элементная модель (рис. 2) представляет собой циклически повторяющийся сегмент конструкции МКБВД, включающий герметизирующий лайнер и силовую композитную оболочку, полученную намоткой двух семейств армирующих лент. Модель разработана на базе 20-узлового конечного элемента второго порядка с опцией слоистого материала для композитного слоя и построена с помощью авторских пользовательских процедур, интегрированных в комплекс инженерного анализа ANSYS<sup>TM</sup>. Взаимодействие композитной оболочки и лайнера задается как контакт деформируемых тел по примыкающим поверхностям с учетом сил трения согласно закону Кулона. Кинематические граничные условия, определяющие цикличность, задаются соответствующим поворотом системы координат узлов, находящихся на поверхностях симметрии (гранях сегмента).

Элемент силовой оболочки представляет собой слоистый композиционный материал, каждый монослой которого является упругим трехмерным ортотропным телом, а эффективные жесткостные характеристики вычисляются в зависимости от количества слоев и схемы армирования. Для лайнера используется модель упругопластичного материала с изотропным упрочнением, для которого справедливы уравнения Прандтля—Рейсса и условия пластичности Мизеса. Расчет проводится с учетом геометрической нелинейности, связанной с изменением формы бака под действием нагрузки. Инициация разрушения индивидуальных слоев композитной оболочки определяется по критериям Хашина, ассоциированным с определенным типом разрушения [20].

## 2. Моделирование деформирования композитных баков высокого давления

В рамках концепции 1 проведен расчет прочности МКБВД и определена форма бака. На основе этих расчетов изготовлен ряд баков для испытаний их прочности и надежности, определения предельных нагрузок и изучения механизмов разрушения.

Как было отмечено выше, в концепции 1 используется упрощенная математическая модель бака, не учитывающая несущую способность титанового лайнера и сопротивление материала матрицы, а также предполагающая безмоментность НДС в конструкции. Фактически в гибридной конструкции имеет место более сложный механизм совместного деформирования лайнера и композитной оболочки, существенно влияющий на достижение предельных состояний и работоспособность бака в условиях космического пространства. Разрушение комбинированной конструкции, выполненной из материалов с различными физико-механическими свойствами, — многостадийный и многофакторный процесс, охватывающий различные масштабные уровни. Наиболее полно особенности деформирования и разрушения бака можно исследовать, используя комплексные конечно-элементные модели в рамках концепции 3.

Возникающая при проектировании потребность всестороннего анализа поведения баков различной геометрии в сочетании со структурными параметрами материалов и другими варьируемыми характеристиками заставляет использовать приемлемые упрощения при построении математических моделей, чтобы расчеты не требовали больших вычислительных и временных ресурсов. К таким упрощениям можно отнести модели в рамках концепции 2. Прежде чем приступить к построению таких математических и численных моделей бака, рассмотрим некоторые особенности его деформирования.

Как указано выше, титановый лайнер предназначен в первую очередь для обеспечения герметичности, а углепластиковая оболочка — для обеспечения прочности бака. Титан — высокопластичный металл с относительно небольшим пределом текучести (для ВТ1-0 — порядка 0.3 % или 340 МПа) и высокими деформационными пределами (20 % и более). На участке упрочнения секущий модуль титана на два порядка меньше его модуля упругости. Очевидно, что при достижении предельных для углепластиковой оболочки нагрузок и соответствующих деформациях (1–1.5%) титановый лайнер будет находиться в пластическом состоянии в стадии упрочнения. При этом возникают необратимые деформации, что приводит к остаточным напряжениям в лайнере при разгрузке бака, так как углепластиковая оболочка, оставшись в упругом состоянии, при снижении внутреннего давления возвращается в исходное состояние и давит на деформированный лайнер снаружи. Итогом может стать потеря устойчивости тонкостенного лайнера и с высокой вероятностью утрата им герметичности.

Ситуация усугубляется при многократном использовании бака. При циклическом нагружении титана в нем быстро накапливаются остаточные деформации. Так, в работе [21] приведена диаграмма остаточных деформаций при циклическом нагружении титана ВТ1-0, показывающая, что с первого цикла нагружения до напряжений 550 МПа остаточные деформации растут, начиная с 0.04 % и достигая к 100-му циклу значений порядка 0.08 %. Таким образом, вероятность потери устойчивости лайнера при повторных нагружениях-разгрузках бака (накачке газа и его стравливании в процессе эксплуатации) существенно возрастает, следовательно, увеличивается вероятность разрушения материала лайнера и потери герметичности бака.

Другой важный аспект связан с деформированием фланца и композитной оболочки вблизи отверстия. Конструкция фланца такова, что он частично заходит снизу под композитную оболочку. В рамках концепции 1 считается, что возникающий при этом контакт между фланцем и оболочкой сохраняется всегда и таким образом фланец деформируется вместе с силовой композитной оболочкой, с другой стороны, он воздействует на нее как абсолютно жесткое тело. Такая модель позволяет заменить сложное взаимодействие фланца и силовой углепластиковой оболочки дополнительным давлением в зоне контакта. В действительности же фланец не только не является абсолютно жестким в сравнении с углепластиковой оболочкой, особенно в зоне контакта с ней, но и имеет вдоль меридиана оболочки переменные параметры, в частности толщину, и может плавно сопрягаться с лайнером через сварной шов.

Рассмотрим бак, форма внешнего контура лайнера, толщина стенки оболочки и структура армирования которого рассчитаны на основе теории проектирования рациональных оболочек вращения в рамках концепции 1. Оболочка образована намоткой по геодезическим траекториям двух симметричных семейств армирующих лент. Форма такой оболочки представлена на рис. 3, *a* (тип 1), распределение углов армирования вдоль меридиана соответствует кривой 1 на рис. 3, *б* (в дальнейшем — армирование 1).

В качестве альтернативы рассмотрим баки с такой же формой внешнего контура лайнера, но толщина армированных слоев которых построена по приближенным формулам из работы [22]. Бак, армированный так, что на экваторе образуется пять перекрестных слоев толщиной 0.5 мм каждый, — тип 2 и бак, армированный дополнительным семейством слоев углепластика так, что на экваторе образуется еще два перекрестных слоя, — тип 3 (рис. 3, *a*). Второй (альтернативный) вариант распределения углов армирования (кривая 2 на рис. 3, *б*) построен в предположении, что вокруг отверстия на ширину ленты ( $w = 24$  мм) угол армирования постоянен и равен  $90^\circ$  (армирование 2).

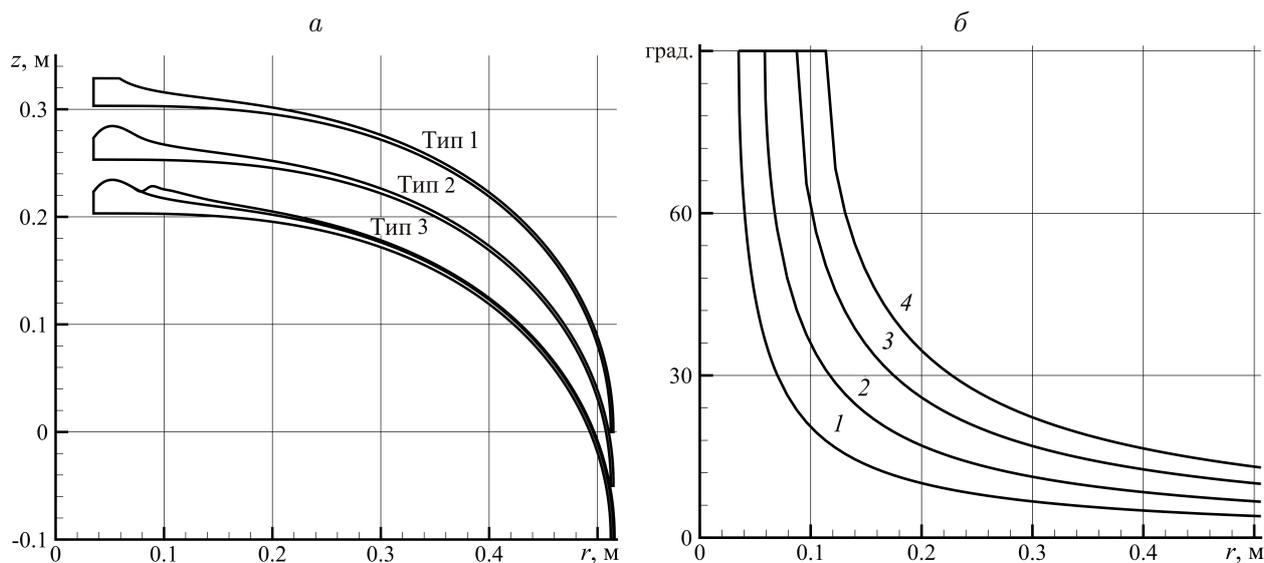


Рис. 3. Формы различных типов бака (а) и траектории армирования (б)

Кривые 3 и 4 соответствуют обычному (армирование 1) и альтернативному (армирование 2) вариантам распределения углов укладки углеволокна для дополнительного семейства слоев углепластика оболочки типа 3. В действительности распределение углов армирования вдоль меридиана вблизи отверстия является более сложной функцией, но в рамках концепции 2 будем этим пренебрегать.

Проведены расчеты различных комбинаций оболочек трех типов и двух видов армирования с использованием теорий оболочек Тимошенко (теория 1) и Андреева—Немировского (теория 2) в сочетании со структурными моделями композиционного материала с одномерными (модель 1) и двумерными (модель 2) волокнами. Механические характеристики материала оболочки (углепластика) определяются на основе модулей упругости и коэффициентов Пуассона материала волокон (наполнителя) и матрицы:  $E_B = 290$  ГПа,  $\nu_B = 0.25$ ,  $E_M = 3.9$  ГПа,  $\nu_M = 0.4$ , а также информации об объемном содержании наполнителя  $\omega = 0.55$ .

Граничные условия для задачи расчета формировались на основе трех моделей: отсутствие воздействия фланца — свободный край (ГУ1), жесткий фланец заходит под оболочку и создает дополнительное давление в зоне контакта (ГУ2), жесткий фланец создает дополнительную перерезывающую силу на краю отверстия (ГУ3). На экваторе оболочки всегда задается условие симметрии. Бак нагружен равномерно распределенным давлением  $P = 11$  МПа.

В первую очередь необходимо отметить, что для баков обоих типов во всех вариантах расчетов изгибающие моменты  $M_{11}$  существенно отличаются от нулевых. На рис. 4, а приведены моменты для всех вариантов расчетов баков типов 1 и 2. Таким образом, некорректным будет рассматривать и вычислять напряженное состояние этих баков как безмоментное. Рассчитанные моменты  $M_{11}$  и усилия  $T_{11}$  для различных комбинаций типов бака, теорий, моделей и граничных условий хорошо дифференцируются по виду траекторий армирования (рис. 4). При этом значения усилий дополнительно выражено делятся еще на три группы (рис. 4, б): верхние группы кривых для каждого вида армирования соответствуют расчетам с использованием модели 1, средние — расчетам с использованием модели 2 для ГУ3, нижние — модели 2 для ГУ1 или ГУ2.

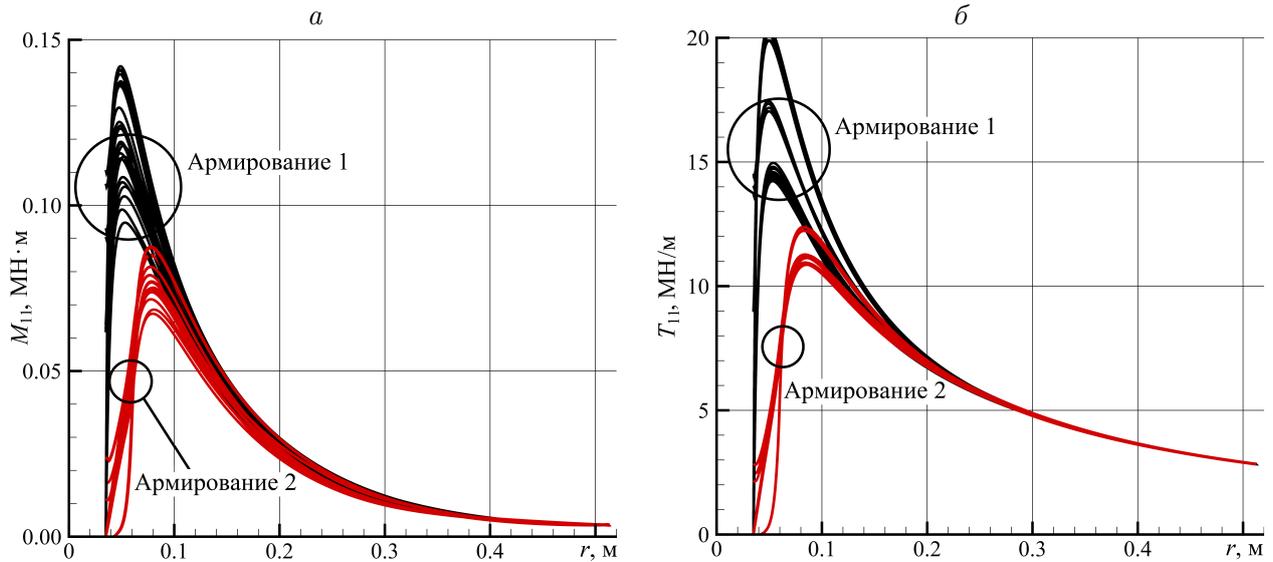


Рис. 4. Расчетные изгибающие моменты  $M_{11}$  (а) и растягивающие усилия  $T_{11}$  (б) баков типов 1 и 2

Расчеты показали, что использование модели 1 для расчетов построенных баков приводит к некорректным результатам практически во всех сочетаниях. На рис. 5 представлены расчетные деформированные контуры, а также максимальные и минимальные меридиональные деформации  $\varepsilon_{11}$  по толщине баков типа 1 с армированием 1 и 2 и ГУ2, рассчитанные по теории 2 в сочетании с моделью 1. Контур 0 на рисунке соответствует недеформированной оболочке. В результате применения модели 1 расчетные величины перемещений оказались завышенными, характер их распределения не отвечает ожидаемому, а деформации достигают 0.4–0.6%, что не согласуется с результатами испытаний и другими расчетами, а кроме того, выходит за рамки границ применимости рассматриваемых вариантов оболочечных моделей.

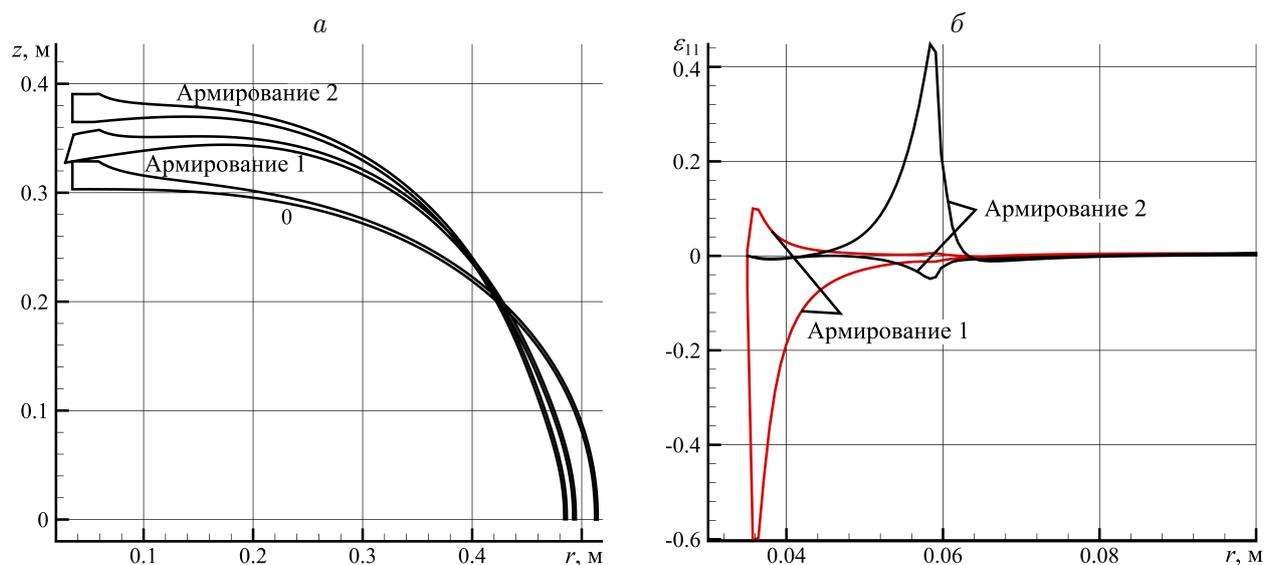


Рис. 5. Расчетные формы деформированных баков типа 1 при использовании модели 1 (а) и соответствующие меридиональные деформации  $\varepsilon_{11}$  (б)

В модели 1 вклад материала матрицы в механические характеристики композита учитывается в упрощенном виде [12], из-за чего значительно недооценивается сопротивление композита деформациям поперек направления армирования и сдвигу вдоль волокон. Наиболее существенно это влияет на результаты расчетов для однонаправленно армированных участков, в рассматриваемом случае это участки около отверстия под фланец, где угол армирования близок к  $90^\circ$ , и вблизи экватора, где угол близок к  $0^\circ$ . Таким образом, расчеты МКБВД на основе модели 1 можно признать неудовлетворительными.

Из рис. 5, б также видно, что деформации растут в зонах больших градиентов функций, задающих траекторию армирования, достигая максимумов вблизи отверстия в случае армирования 1 и при отступе от края на ширину армирующей ленты ( $r \approx r_0 + w$ ) для армирования 2. Эта тенденция сохраняется во всех вариантах расчетов, хотя и менее ярко выражена для бака типа 2.

Анализ расчетов деформированного состояния баков показал, что для типа 1 осевые смещения незначительно меньше, чем для типа 2 (табл. 1). При этом картины распределений деформаций  $\varepsilon_{11}$  и напряжений  $\sigma_{11}$  достаточно близки, за исключением выраженных скачков в районе  $r \approx r_0 + w$  для типа 1, где заканчивается зона постоянной толщины и функция, задающая ее распределение, терпит разрыв первой производной. Бак типа 2 не содержит особенностей в распределении толщины вдоль меридиана, характерных для типа 1. Кроме того, в работе [22] показано, что формулы для определения толщины, использованные для бака типа 2, дают распределения, близкие к реальным, оценка которых получена в результате измерений. Таким образом, целесообразно в качестве базового метода для вычисления толщины бака, армированного по геодезическим кривым, применять подход, предложенный в [22], использованный для баков типов 2 и 3.

Сравнение результатов расчетов баков при использовании различных граничных условий показало, что неучет дополнительной нагрузки, создаваемой фланцем в области отверстия, приводит к недооценке перемещений на 25 % и более, что видно из табл. 1 и рис. 6, а, где приведены распределения вдоль меридиана величин вектора перемещений  $|\mathbf{v}|$  для бака типа 2 с армированием 1, рассчитанного с использованием теории 2

Т а б л и ц а 1. Результаты расчетов МКБВД типов 1 и 2 с армированием 1, полученные с использованием модели 2

Вариант расчета	$w(r_0)$ , мм	$\max_V  \varepsilon_{11} $ , %	$\max_V bs_B$
Тип 1, ГУ1, теория 1	13.51	5.02	0.93
Тип 2, ГУ1, теория 1	11.90	4.59	0.85
Тип 1, ГУ1, теория 2	21.88	4.18	0.85
Тип 2, ГУ1, теория 2	20.30	4.02	0.79
Тип 1, ГУ2, теория 1	18.39	4.85	0.89
Тип 2, ГУ2, теория 1	16.00	4.47	0.82
Тип 1, ГУ2, теория 2	27.86	3.94	0.80
Тип 2, ГУ2, теория 2	25.53	3.76	0.75
Тип 1, ГУ3, теория 1	18.65	4.99	0.87
Тип 2, ГУ3, теория 1	16.23	4.60	0.81
Тип 1, ГУ3, теория 2	28.17	4.14	0.78
Тип 2, ГУ1, теория 2	25.78	3.90	0.74

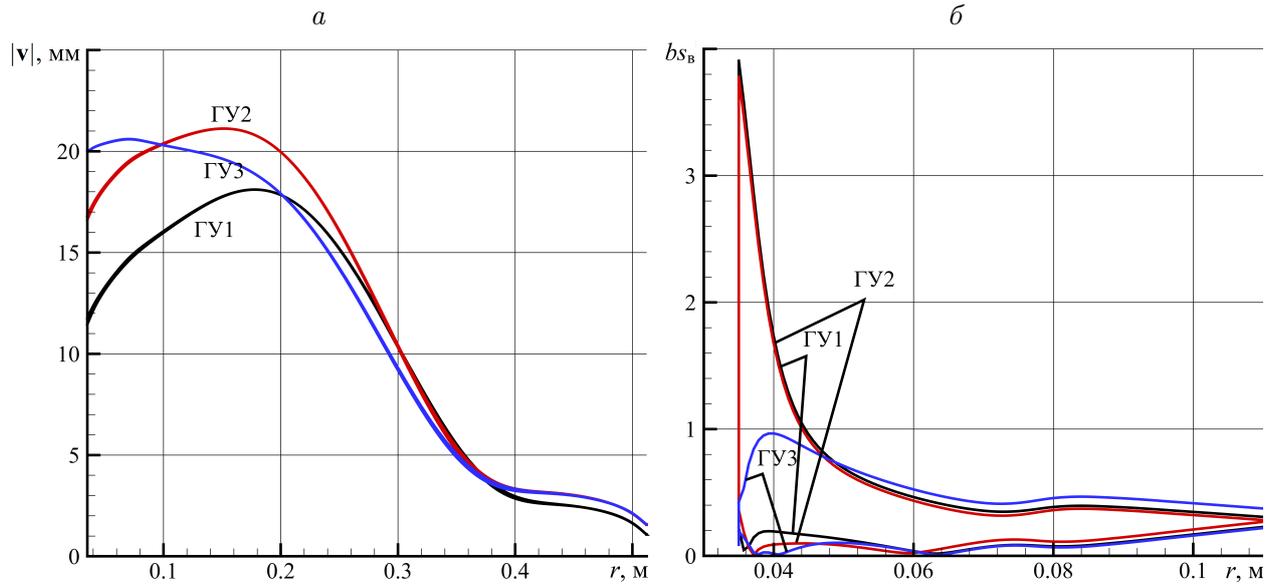


Рис. 6. Результаты расчетов деформирования баков при различных граничных условиях (ГУ)

и модели 2. Варианты расчетов для ГУ1 и ГУ2 близки по характеру и значениям приведенных интенсивностей напряжений в армирующих волокнах  $bs_b$  (рис. 6, б) и других силовых характеристиках вследствие того, что постановки граничных условий для них идентичны.

Поскольку выбор используемого варианта граничных условий на скорость расчетов влияет несущественно, целесообразно использовать вариант ГУ3, который теоретически более точно описывает взаимодействие фланца с силовой оболочкой. Однако в целом вопрос требует отдельного рассмотрения и более детального сравнения результатов расчетов с пространственным конечно-элементным моделированием и результатами испытаний.

Бак типа 3 наиболее близок по форме профиля и схемам армирования к МКБВД, изготовленным для испытаний. В нем силовая оболочка образована двумя семействами перекрестно армированных композитных слоев. Первое семейство аналогично композитной оболочке типа 2, второе семейство характеризуется внутренним радиусом  $r_0 = 0.086$  м, толщиной на экваторе  $t_R = 1$  мм и углом армирования  $\psi_R = 9.9^\circ$ . На его примере изучим влияние выбора используемой теории оболочек на результаты расчетов с учетом выработанных выше рекомендаций, т. е. для ГУ3 в рамках модели 2.

На рис. 7 представлены результаты расчетов бака типа 3 при использовании теорий 1 и 2 для вариантов армирования 1 и 2. Несмотря на визуально незначительные отличия итоговой деформированной формы (рис. 7, а), расчетные величины векторов перемещений и характер их распределения вдоль меридиана в районе полюсного отверстия существенно различаются для рассмотренных теорий. Для расчетов с использованием теории 1 характерны не вполне физические загибы при приближении к полюсному отверстию, приводящие к заниженным значениям осевых перемещений на краю оболочки. При этом картины распределения и величины напряжений в первом семействе композитных слоев достаточно близки для обеих теорий, но существенно различаются во втором семействе слоев, особенно вблизи его края.

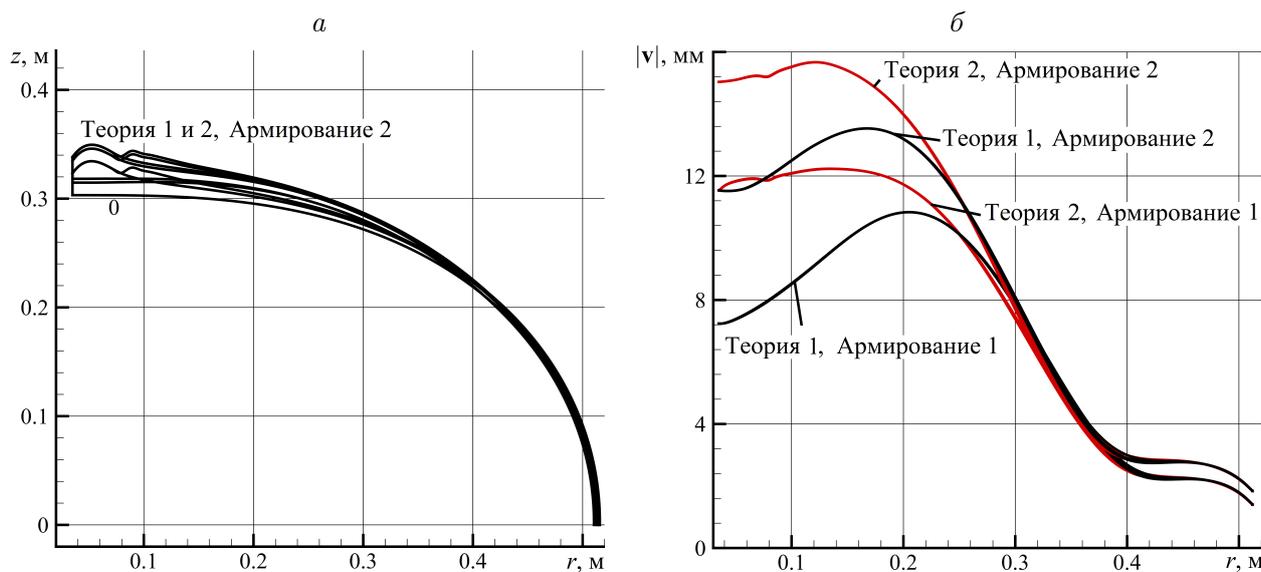


Рис. 7. Результаты расчетов деформирования баков в рамках различных теорий оболочек

Теория Андреева—Немировского учитывает деформации поперечного сдвига в виде их нелинейного распределения по толщине пакета, в то время как в теории Тимошенко это распределение полагается линейным, из-за чего возникает известная проблема с отличием от нуля касательных напряжений на свободных поверхностях. Таким образом, можно полагать, что расчеты с использованием теории 2 должны быть ближе к пространственной теории упругости. К сожалению, математические соотношения теории 2 достаточно сложны, а возникающие системы дифференциальных уравнений краевой задачи определения напряженно-деформированного состояния плохо обусловлены. Следствием первого обстоятельства является высокая вычислительная трудоемкость определения коэффициентов уравнений, а второго — необходимость применения более сложных численных алгоритмов решения краевых задач в сочетании с более мелкими сетками, что значительно увеличивает вычислительную трудоемкость расчетов. В проведенных расчетах решение задачи в рамках теории 1 занимает в среднем в 10 раз меньше времени на таких же сетках в сравнении с теорией 2, при этом для теории 1 остается возможность использования в 5–10 раз более разреженной сетки, что пропорционально снижает время расчета. Такое преимущество во времени счета может сыграть ключевую роль при решении задач численной оптимизации, поэтому вопрос выбора используемого варианта теории оболочек требует отдельного более глубокого изучения.

В рамках концепции 3 рассмотрим бак с такой же формой внешнего контура лейнера. Силовая оболочка бака, как и для типа 3, образована двумя семействами перекрестно армированных композитных слоев намоткой по геодезическим линиям однонаправленных углепластиковых лент. Каждое из семейств характеризуется своими значениями полюсного отверстия  $r_{0i}$ , угла армирования  $\psi_{Ri}$  и толщины композита на экваторе  $t_{Ri}$ . Толщина стенки силовой композитной оболочки определяется по формулам из работы [22]. Параметры намотки:  $R = 500 \text{ мм}$ ,  $r_{01} = 40 \text{ мм}$ ,  $r_{02} = 75 \text{ мм}$ ,  $t_{R1} = 2 \text{ мм}$ ,  $t_{R2} = 1 \text{ мм}$ , ширина ленты  $w = 24 \text{ мм}$ . Толщина лейнера  $t_l = 1 \text{ мм}$ . Механические свойства материалов: лейнера — титановый сплав, условный предел текучести  $\sigma_{0,2} = 340 \text{ МПа}$ , предел прочности  $\sigma_B = 415 \text{ МПа}$ , относительное сужение при разрыве

$\psi = 50\%$ , модуль упругости  $E = 110$  ГПа, коэффициент Пуассона  $\nu = 0.32$ ; композит — углепластик, эффективные характеристики монослоя:  $E_1 = 160$  ГПа,  $E_2 = E_3 = 7$  ГПа,  $\nu_{12} = \nu_{13} = 0.26$ ,  $\nu_{23} = 0.49$ . Полигональная аппроксимация диаграммы нелинейного деформирования материала лейнера рассчитывается по характеристикам его механических свойств.

Анализ напряженно-деформированного состояния лейнера в рамках концепции 3 в заданном диапазоне давлений показал, что деформации в меридиональном направлении  $\varepsilon_\alpha$  значительно выше, чем окружные деформации  $\varepsilon_\beta$ , причем последние в зоне экватора имеют отрицательные значения (рис. 8). Такое распределение полей деформаций приводит к существенным перемещениям лейнера в осевом направлении в зоне фланца и незначительным отрицательным смещениям в радиальном направлении на экваторе.

Следует отметить явно выраженную “объемность” НДС в месте соединения фланца и днища лейнера, обусловленную высокими значениями всех трех главных деформаций. В этой области наблюдается высокая концентрация локальных деформаций, вызванная не только изменением жесткости за счет увеличения сечения фланца по сравнению с мембраной днища, но и особенностью деформирования, о которой упоминалось выше. Все это приводит к возникновению существенных изгибающих моментов и перерезывающих сил. При увеличении нагрузки появляются пластические деформации, что вызывает дополнительную концентрацию деформаций в зоне сопряжения лейнера и фланца. Основная же часть материала лейнера деформируется упруго даже при давлениях, близких к предельному значению.

Анализ напряженно-деформированного состояния МКБВД позволил выявить несколько характерных стадий деформирования и разрушения баков при увеличении нагрузки:

- 1) упругое деформирование силового слоя и лейнера;
- 2) упругопластическое деформирование лейнера при упругом деформировании силового слоя (композитной оболочки);
- 3) инициация и накопление повреждений в композите с их развитием до уровня, при котором происходит полная потеря несущей способности силовой оболочки и последующее разрушение лейнера.

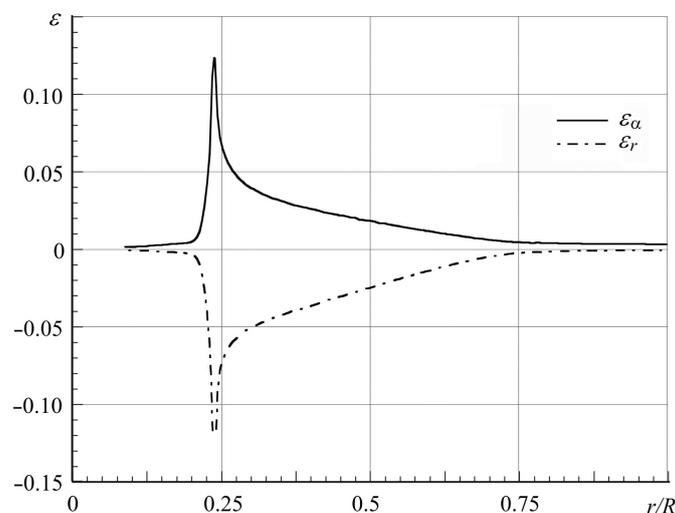


Рис. 8. Распределения меридиональных  $\varepsilon_\alpha$  и радиальных  $\varepsilon_r$  деформаций в зависимости от  $r$

Эволюция разрушения и уровень поврежденности элементов при возрастании давления представлены на рис. 9. Значение 1 соответствует полному разрушению элемента, 0 — отсутствию повреждений. Следует отметить смену доминирующего типа разрушения при увеличении нагрузки. Из-за более низкой прочности ленты в поперечном направлении первоначально происходит разрушение матрицы на внешней поверхности оболочки слоя в области, примыкающей к месту соединения фланца и днища лейнера, а также на внутренней поверхности композитного слоя, где резко изменяется угол армирования. Появление разрушенных элементов композита ведет к перераспределению напряжений и их концентрации в соседних с разрушившимся элементах. Развиваясь по мере увеличения нагрузки, зоны повреждений матрицы распространяются в направлении экватора. Затем возникают повреждения по типу обрыва волокон, накопление которых приводит к снижению жесткости силового слоя, что проявляется в увеличении перемещений оболочки в осевом направлении (рис. 10) и росте пластических дефор-

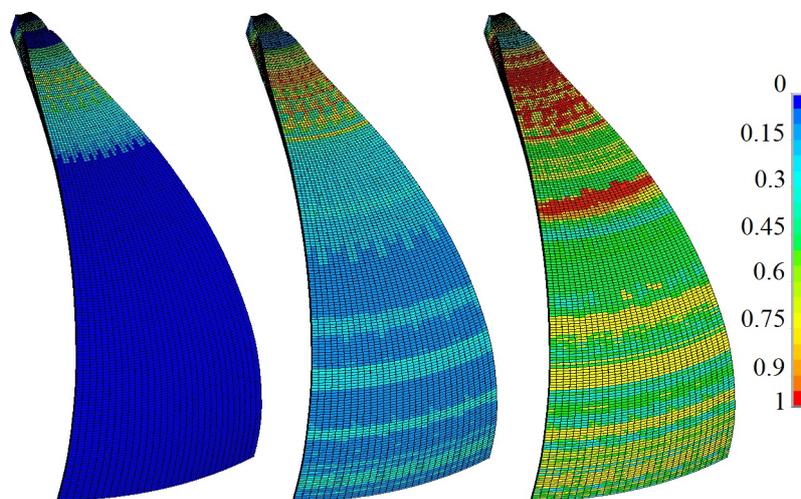


Рис. 9. Результаты численного моделирования разных стадий разрушения МКБВД

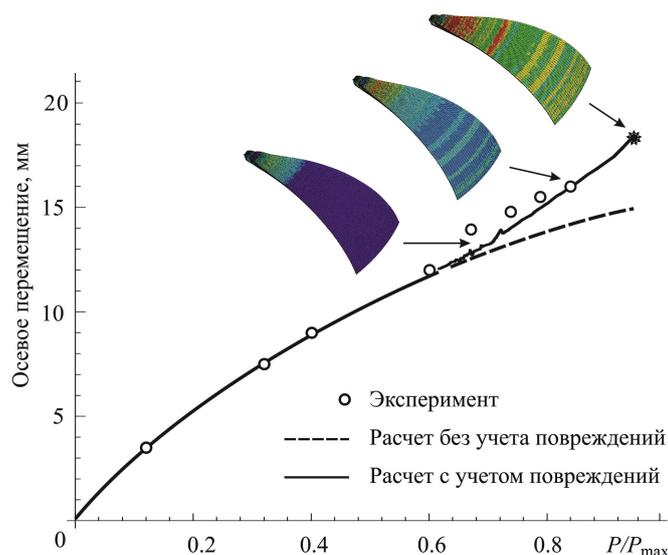


Рис. 10. Характер изменения перемещений бака

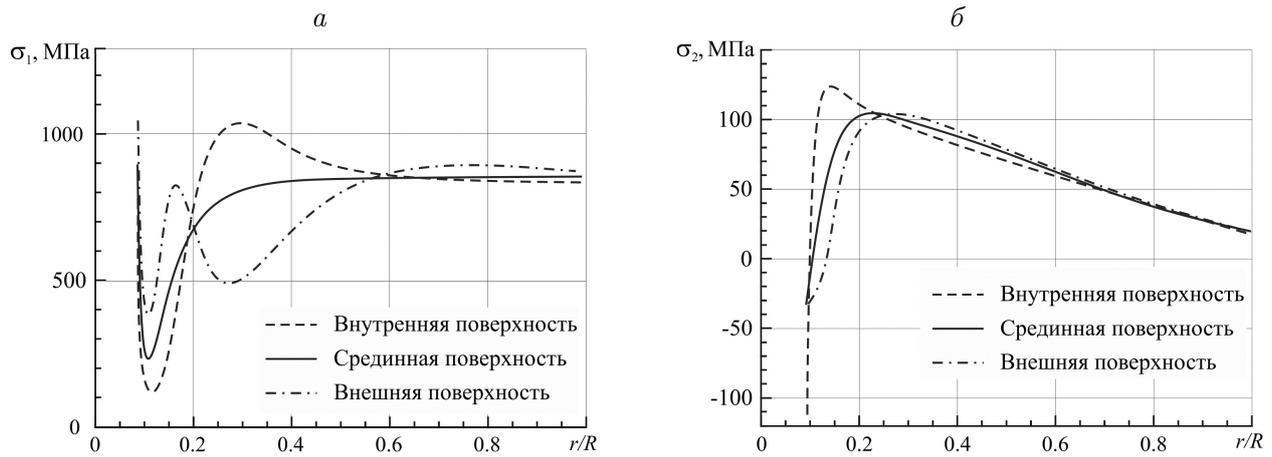


Рис. 11. Зависимость главных напряжений  $\sigma_1$  (а) и  $\sigma_2$  (б) в углепластиковой ленте от координаты  $r$  при  $P = 11$  МПа

маций в лейнере. При достижении предельного давления происходит лавинообразное увеличение уровня поврежденности композита.

Численные расчеты показали, что имеет место неоднородное распределение напряжений, которое наглядно демонстрируется на рис. 11, где приведены значения главных напряжений монослоя (армирующей ленты) в зависимости от его положения в пакете композита. Наибольший градиент, наблюдающийся в зоне полюсного утолщения, характерен для напряжений, действующих как вдоль, так и перпендикулярно направлению армирования. Отметим, что в зоне, примыкающей к полюсному отверстию ( $r_0 \leq r \leq R/4$ ), напряжения  $\sigma_2$  в отдельных элементах на внутренней поверхности силового слоя превышают значения прочности композитной ленты при растяжении поперек волокон даже при воздействии рабочего давления.

### 3. Экспериментальные исследования прочности МКБВД

Экспериментальные исследования прочности МКБВД проведены в специальном взрывозащищенном боксе путем нагружения внутренним пневматическим давлением. Испытаниям подвергались баки, предварительно прошедшие предусмотренные конструкторской документацией пневматические испытания на герметичность рабочим давлением, гидравлические испытания пробным давлением, вибрационные испытания и испытания в термобарокамере.

Проведено 10 испытаний МКБВД: семи баков с семислойной композитной оболочкой и трех баков с девятислойной (Г002, Г003, Л001). Обобщенные результаты испытаний представлены в табл. 2. В таблице использованы следующие сокращения: ПС — предельное состояние, НГ — нарушение герметичности, Р — разрушение. Для баков Ц002, П001, П002, П005, Г001, Г002 предельным состоянием стало нарушение герметичности. Факт нарушения герметичности визуально определялся по вспениванию предварительно нанесенного полимерного индикатора ППИ-2, а инструментально — по данным акустико-эмиссионного контроля. Во всех случаях потери герметичности были обусловлены разрушением сварного соединения расходного фланца с днищем лейнера. Металлографический анализ показал, что разрушение этих соединений вызвано истощением прочности металла. Имеющийся разброс давлений, при которых нарушается

Т а б л и ц а 2. Результаты испытаний МКБВД на прочность пневматическим давлением

Заводской номер	Давление разрушения, МПа	Вид ПС	Перемещения, мм
Ц003	24.7	Р	—
П002	21.0	НП	11.6
П005	16.8	НП	11.8
Ц002	11.7	НП	—
Г001	15.2	НП	10.7
Г002/1	13.5	НП	—
Г002	18.4	НП	9.8
Г003	33.0	Р	8.4
Л001	35.0	Р	8.2
Л002	27.5	Р	9.8

герметичность, можно отнести к естественному разбросу механических свойств титанового сплава и технологическому разбросу деформативных свойств конструкции баков. Исключение составляют баки Ц002 и Г002/1, сварные соединения которых имели технологические дефекты.

По результатам анализа механизмов разрушения баков проведены изменения конструкции фланцев (рис. 12) и силовой оболочки, позволившие существенно повысить жесткость и прочность баков: удалось исключить потерю герметичности баков вплоть до момента их разрушения и получить высокие уровни предельных давлений (Г003, Л001, Л002).

Поскольку программа испытаний каждого бака включала циклы предварительного нагружения, можно полагать, что полученные предельные давления характеризуют остаточную прочность баков с учетом накопленных циклических упругопластических деформаций в области сварных соединений лайнеров. Достигнутые давления обеспечивают уровни запаса прочности значительно выше требуемой величины, за исключением баков с дефектами сварных швов.

Анализ данных акустико-эмиссионного контроля баков, проводимого в процессе испытаний, показал, что на ранних стадиях нагружения происходит деформирование лайнера без трения его о поверхность композитной оболочки. При давлении свыше 0.5–0.8 МПа деформирование идет с трением поверхностей лайнера и композитной обо-

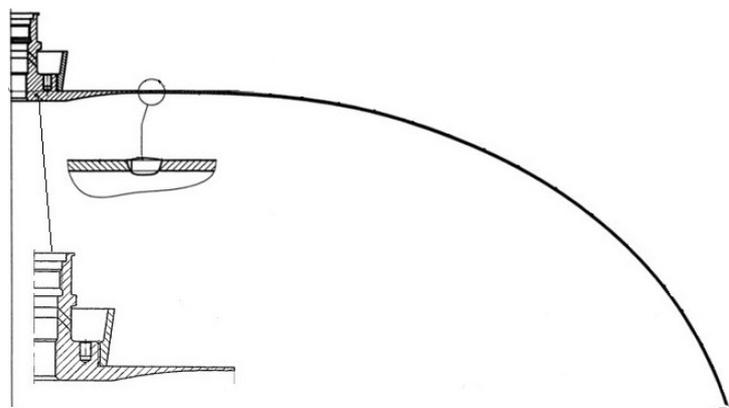


Рис. 12. Вариант конструкции расходного фланца

лочки. При давлении свыше 11 МПа отмечаются акустические сигналы, обусловленные растрескиванием матрицы и проскальзыванием слоев композитной оболочки. В диапазоне давлений 15.0–17.0 МПа выявляются критические источники сигнала класса III, отражающие процессы разрушения волокон композита и формирования локальных кластеров повреждений. При дальнейшем повышении давления (свыше 20.0 МПа) фиксируются катастрофические источники сигнала класса IV, обусловленные процессами развития очаговых повреждений с множественными разрывами волокон. За несколько секунд до разрушения отмечается резкий рост суммарной активности по каналу акустического датчика на фланце лайнера. Наиболее вероятным источником такой активности можно считать процесс разрушения лайнера.

Проведены гидравлические испытания лайнера на прочность с визуальным и измерительным контролем геометрии в процессе нагружения. Установлено, что большую часть времени испытаний повышающейся нагрузкой лайнер деформируется преимущественно в направлении оси вращения, стремясь к наиболее оптимальной, сферической форме. Однако на заключительном этапе нагружения (перед разрушением) деформирование происходит в направлении, перпендикулярном к оси вращения. Разрушение лайнера произошло в зоне максимальных напряжений в области соединения с фланцем. Величина давления разрушения (20 МПа) свидетельствует о существенном запасе прочности конструкции лайнера.

Полученные результаты испытаний хорошо согласуются с данными проведенного численного моделирования напряженно-деформированного состояния баков в рамках концепции 3. Эти результаты указывают на существенную роль лайнера в обеспечении прочности и достижении предельных состояний МКБВД, что обуславливает необходимость учета его несущей способности при определении оптимальных геометрической формы бака, параметров намотки пакетов волокон и числа слоев композитной силовой оболочки.

## **Заключение**

Результаты выполненных расчетно-экспериментальных исследований показывают, что разработанная конструкция МКБВД имеет достаточный уровень запаса прочности, позволяющий обеспечивать требуемые характеристики ресурса в течение заданного срока его активного существования в составе космического аппарата на орбите. Однако завышенный запас прочности, установленный в ходе лабораторных испытаний, в совокупности с чрезмерными теоретическими упрощениями, использованными при определении рациональной формы бака, а также имеющиеся возможности по варьированию структурных параметров материала силовой композитной оболочки открывают перспективу для дальнейших исследований по оптимизации бака для снижения его массы или повышения несущей способности.

Для решения задач численной оптимизации целесообразно использовать модели баков на основе теорий оболочек. При этом возможно применять относительно простые модели многослойных оболочек в сочетании со структурными моделями и критериями разрушения композиционного материала. Задачи верификации получаемых оптимизированных решений, детального исследования напряженно-деформированного состояния баков и анализа их разрушения необходимо решать на основе уточненных моделей в пространственной постановке.

**Благодарности.** Статья подготовлена с использованием результатов, полученных при финансовой поддержке Российской Федерации в лице Минобрнауки России, в ходе реализации проекта по Соглашению № 14.607.21.0038 в рамках ФЦП “Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014–2020 годы, RFMEFI60714X0038”.

Для расчетов пространственных моделей использовались возможности Центра высокопроизводительных вычислений Сибирского федерального университета (<http://cluster.sfu-kras.ru/>) и Информационно-вычислительного центра Новосибирского государственного университета (<http://www.nusc.ru>).

## Список литературы / References

- [1] **Beeson, H.D., Davis, D.D., Ross, W.L., Tapphorn, R.M.** Composite Overwrapped Pressure Vessels. TP-2002-210769. NASA, 2002. 267 p.
- [2] **Thesken, J.C., Murthy, P.L.N., Phoenix, S.L., Greene, N., Palko, J.L., Eldridge, J., Sutter, J., Saulsberry, R., Beeson, H.** A Theoretical Investigation of Composite Overwrapped Pressure Vessel (COPV). Mechanics Applied to NASA Full Scale Tests. TM-2009-215684. NASA, 2009. 27 p.
- [3] **Gebhardt, Ch.** NASA Reviews COPV Reliability Concerns for Final Program Flights. Available at: <http://www.nasaspaceflight.com/2010/07/nasa-reviews-copv-for-final-program-flights/> (accessed: 22.02.2016).
- [4] **Bergin, Ch.** SpaceX Falcon 9 failure investigation focuses on COPV struts. Available at: <https://www.nasaspaceflight.com/2015/07/spacex-falcon-9-failure-investigation-focuses-update/> (accessed: 22.02.2016).
- [5] **Vasiliev, V.V.** Composite pressure vessels: Analysis, design, and manufacturing. Blacksburg, VA: Bull Ridge Publishing, 2009. 690 p.
- [6] **Комков М.А., Тарасов В.А.** Технология намотки композитных конструкций ракет и средств поражения. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2011. 431 с.  
**Komkov, M.A., Tarasov, V.A.** Winding technology for composite designs of rockets and destructive agents. Moscow: Izd-vo MG TU im. Baumana, 2011. 431 p. (In Russ.)
- [7] **Лепихин А.М., Буров А.Е., Москвичев В.В.** Возможности расчетной оценки надежности металлокомпозитных баков высокого давления // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2015. № 4. С. 49–55.  
**Lepiknin, A.M., Burov, A.E., Moskvichev, V.V.** Possibilities of the design estimates of the reliability of a high-pressure metal-composite tank // J. of Machinery Manufacture and Reliability. 2015. Vol. 44(4). P. 344–349.
- [8] **Новожилов В.В.** Теория тонких оболочек. Л.: Судпромгиз, 1951. 344 с.  
**Novozhilov, V.V.** The theory of thin shells. Leningrad: Sudpromgiz, 1951. 344 p. (In Russ.)
- [9] **Образцов И.Ф., Васильев В.В., Бунаков В.А.** Оптимальное армирование оболочек вращения из композиционных материалов. М.: Машиностроение, 1977. 144 с.  
**Obraztsov, I.F., Vasiljev, V.V., Bunakov, V.A.** Optimal reinforcing of composite shells of rotation. Moscow: Mashinostroenie, 1977. 144 p. (In Russ.)
- [10] **Тимошенко С.П., Войновский-Кригер С.** Пластинки и оболочки. М.: Наука, 1966. 636 с.  
**Timoshenko, S.P., Voynovskiy-Kriger, S.** Shells and plates. Moscow: Nauka, 1966. 636 p. (In Russ.)

- [11] **Андреев А.Н., Немировский Ю.В.** К теории упругих многослойных анизотропных оболочек // Изв. АН СССР. МТТ. 1977. № 5. С. 87–96.  
**Andreev, A.N., Nemirovskii, Yu.V.** Toward a theory of multilayer anisotropic shells // Izv. AN SSSR. Mekhanika Tverdogo Tela. 1977. No 5. P. 87–96. (In Russ.)
- [12] **Немировский Ю.В., Резников Б.С.** Прочность элементов конструкций из композиционных материалов. Новосибирск: Наука, 1986. 165 с.  
**Nemirovskii, Yu.V., Reznikov, B.S.** Strength of design elements for composite materials. Novosibirsk: Nauka, 1986. 165 p. (In Russ.)
- [13] **Немировский Ю.В.** К теории термоупругого изгиба армированных оболочек и пластин // Механика полимеров. 1972. № 5. С. 861–873.  
**Nemirovskii, Yu.V.** Toward a theory of thermoelastic bending of reinforced shells and plates // Mekhanika Polimerov. 1972. No 5. P. 861–873. (In Russ.)
- [14] **Golushko, S.K., Yurchenko, A.V.** Solution of boundary value problems in mechanics of composite plates and shells // Russ. J. of Numerical Analysis and Mathematical Modelling. 2010. Vol. 25, No 1. P. 27–55.
- [15] **Ascher, U., Christiansen, J., Russell, R.D.** Collocation software for Boundary — Value ODEs // ACM. Trans. on Math. Software. 1981. Vol. 7, No 2. P. 209–222.
- [16] **Бате К., Вилсон Е.** Численные методы анализа и метод конечных элементов. М.: Стройиздат, 1982. 448 с.  
**Bate, K., Vilson, E.** Numerical approach to analysis and finite elements method. Moscow: Stroyizdat, 1982. 448 p. (In Russ.)
- [17] **Liu, P.F., Chu, J.K., Hou, S.J., Xu, P., Zheng, J.Y.** Numerical simulation and optimal design for composite high-pressure hydrogen storage vessel: A review // Renewable and Sustainable Energy Reviews. 2012. Vol. 16. P. 1817–1827.
- [18] **Работнов Ю.Н.** О механизме длительного разрушения // Вопр. прочности материалов и конструкций. М.: Изд-во АН СССР. 1959. С. 5–7.  
**Rabotnov, Yu.N.** On a mechanism of delayed fracture // Problems of Materials and Designs Strength. Moscow: Izd-vo AN SSSR. 1959. P. 5–7. (In Russ.)
- [19] **Качанов Л.М.** О времени разрушения в условиях ползучести // Изв. АН СССР. ОТН. 1958. № 8. С. 26–31.  
**Kachanov, L.M.** About the time of failure under creeping conditions // Izv. AN SSSR. OTN. 1958. No. 8. P. 26–31. (In Russ.)
- [20] **Hashin, Z.** Failure criteria for unidirectional fiber composites // J. of Applied Mechanics. 1980. Vol. 47. P. 329–334.
- [21] **Кашин О.А., Дударев Е.Ф., Колобов Ю.Р., Гирсова Н.В., Иванов М.Б., Валиев Р.З.** Деформационное поведение и разрушение субмикроструктурного титана при циклическом нагружении // Вест. Самарского гос. техн. ун-та. Физико-математические науки. 2004. № 27. С. 130–134.  
**Kashin, O.A., Dudarev, E.F., Kolobov, Yu.R., Girsova, N.V., Ivanov, M.B., Valiev, R.Z.** Deformation behavior and failure of submicrocrystalline titanium under cyclic loading // J. of Samara State Technical University. Ser. Physical and Mathematical Sciences. 2004. No. 27. P. 130–134. (In Russ.)
- [22] **Wang, R., Jiao, W., Liu, W. and Yang, F.** A new method for predicting dome thickness of composite pressure vessels // J. of Reinforced Plastics and Composites. 2010. Vol. 29(22). P. 3345–3352. DOI: 10.1177/0731684410376330.

## Experimental and computational estimation for the strength of a metal composite pressure vessel

AMELINA, EVGENIYA V.<sup>1</sup>, BUROV, ANDREY E.<sup>1</sup>, GOLUSHKO, SERGEY K.<sup>1,2</sup>,  
LEPIKHIN, ANATOLII M.<sup>1,\*</sup>, MOSKVICHEV VLADIMIR V.<sup>1,3</sup>,  
YURCHENKO, ANDREY V.<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Institute of Computational Technologies SB RAS, Novosibirsk, 630090, Russia

<sup>2</sup>Novosibirsk State University, Novosibirsk, 630090, Russia

<sup>3</sup>Siberian Federal University, Krasnoyarsk, 660041, Russia

\*Corresponding author: Lepikhin, Anatolii M., e-mail: [aml@ict.nsc.ru](mailto:aml@ict.nsc.ru)

Composite overwrapped pressure vessels (COPV) are widely used in space industry for fuel and gases storage. Small vessels are well studied and developed while big ones need further investigation of their usability and optimization.

Two different approaches to modelling of COPV deformation processes are considered: on the base of shell theories and on the base of spatial theory of elasticity. First approach is used in combination with the structural models of composite material, second one uses improved failure theory. Full-scale tests of COPV used for the analysis of their fracture implementing visual, instrumental and acoustic emission control.

A number of simulations and comparative analysis of their results have been done. Different types of composite shell shape, boundary conditions, reinforcement have been compared using the Timoshenko and Andreev—Nemirovskii shell theories and the Nemirovskii structural models of reinforced layer with one-dimensional and two-dimensional fibers. Several failure stages have been studied using spatial FE analysis with special procedures, which had been integrated into the standard FEA software. Ten species of COPVs have been tested for failure and their deformation and fracture characteristics have been determined on the base of the tests results.

It is shown, that the suggested COPVs have enough strength and durability to be used in space systems but their safety factor is too big. There are still many optimization capabilities: COPV shape, structural parameters of composite shell, mechanical characteristics of materials and so on. For the purpose of COPV's improvement it is suitable to use numerical optimization methods using the models based on the shell theories and structural models of composite material.

*Keywords:* COPV, simulation, full-scale test, FEA, spatial model, shell theories, structural models of composite materials, deformation and fracture mechanics.

**Acknowledgements.** The work is done under the support of Russian Federation State Ministry of Education and Science by using of results, obtained within the agreement No. 14.607.21.0038 in the frame of Federal Targeted Programme for Research and Development in Priority Areas of Development of the Russian Scientific and Technological Complex for 2014–2020, RFMEFI60714X0038.

The resources of High Performance Computing Centre of the Siberian Federal University (<http://cluster.sfu-kras.ru/>) and of Information and Computing Centre of the Novosibirsk State University (<http://www.nusc.ru/>) were used for computer simulations.

*Received 29 February 2016*